

$$f_c = \frac{k \cdot v}{h}, \quad (3)$$

где v - скорость струи;

h - расстояние между соплом и пластинкой;

k - коэффициент пропорциональности, зависящий от ζ и h .

Вышеприведенные элементы математического описания могут быть положены в основу разработки математической модели и методики расчета гидравлической системы с кавитирующей трубкой Вентури и пластинчатым гидродинамическим излучателем. Представляется возможным увязать следующие показатели (характеристики):

- геометрические характеристики трубки Вентури и гидродинамического излучателя;
- характеристики, описывающие вещества и материалы, участвующие в процессе;
- режимно-технологические характеристики трубки Вентури и гидродинамического излучателя;
- критерии, описывающие процесс.

Список литературы: 1. *Пилипенко В.В.* Кавитационные автоколебания. – Киев: Наукова думка, 1989. – 316 с. 2. *Жулай Ю.А.* Гидродинамическая кавитация в промышленных технологиях // Геотехническая механика. Межведомственный сборник научных трудов, №64. – Днепропетровск, 2006 – С. 142-149. 3. *Арзуманов З.С.* Кавитация в местных гидравлических сопротивлениях. – М.: Энергия, 1978. – 303 с. 4. *Кнэпп Р., Жейли Дж., Хеммит Ф.* Кавитация: Пер. с англ. Э.А.Ашратова – М.: Мир, 1974. – с.688. 5. *Pilipenko V.V., Man'ko I. K., Zadontsev V.A.* Cavitation self-oscillations intensify technological processes // Proceedings of a Fluid Dynamics Panel Workshop. Kiev, Ukraine. Report 827, 1998, – P.32-1–32-4. 6. *Пилипенко В.В., Задонцев В.А., Манько И.К., Довготько Н.И.* О высокочастотных колебаниях в гидравлической системе за кавитирующей трубкой Вентури. // Кавитационные автоколебания в насосных системах. Часть 2. – Киев: Наукова думка, 1976. – С. 104-113. 7. *Манько И.К.* Визуальные исследования кавитационных автоколебаний в гидравлической системе с прозрачной трубкой Вентури // Кавитационные автоколебания в насосных системах. ч. 2. – Киев: Наукова думка, 1976. – С.113-118. 8. Справочник нефтепереработчика / Под ред. Г. А. Ластовкина, Е. Д. Радченко, М. Г. Рудина. – Л.: Химия, 1986. – 648 с. 9. Жидкие углеводороды и нефтепродукты / Под ред. М.И.Шахпаронова и Л.П.Филиппова. – М.: Изд. МГУ, 1989. – 193с. 10. *Куручкин А.К.* Исследование влияния ультразвука на интенсификацию некоторых нефтетехнологических процессов. Дис...канд. техн. наук: 05.17.07. – Уфа, 1981. – 207 с. 11. *Иванов А.Н.* Гидродинамика развитых кавитационных течений. – Л.: Судостроение, 1980. – 237 с.

Поступила в редколлегию 06.09.2010

УДК 621.73.043.002

В.К. ЛОБАНОВ, д-р техн. наук, проф., ГП «Завод имени Малышева»

Г.И. ПАШКОВА, канд. техн. наук, нач. лаборатории, ГП «Завод имени Малышева», г. Харьков

Т.Н. КОВШАНОВА, студентка, НТУ «ХПИ».

УСИЛИЯ ГОРЯЧЕЙ ШТАМПОВКИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРШНЕЙ

Наведено результати теоретичного дослідження процесу гарячого штампування заготовок біметалевих поршнів ДВС. Отримано інженерні формули, що дозволяють визначити енергосилові параметри деформування.

The results of theoretical research of the bimetallic ICE pistons punching process. The engineering formulas for definition of energy-power parameters are received.

Современная тенденция развития транспортного дизелестроения предусматривает увеличение цилиндровой мощности двигателей. Поэтому проблема повышения эксплуатационной надежности деталей цилиндропоршневой группы и, в частности, поршней – чрезвычайно актуальна. Существенное улучшение работоспособности ДВС достигается путем применения биметаллических поршней со стальными кольцедержателями. Технология производства таких поршней предусматривает горячую заштамповку кольцедержателя материалом тронка поршня [1].

Штамповку биметаллической заготовки поршня рационально выполнять в закрытом штампе, обеспечивающем сокращение расхода металла и снижение усилия деформации. Для выбора оборудования по усилению и энергетическим возможностям его привода представляет интерес заключительная стадия процесса, в течение которой затрачиваются наибольшая энергия и усилие.

Исследованию процесса штамповки поковок в закрытых штампах посвящено значительное количество исследований [2-4]. Однако известные решения выполнены либо для плоской задачи [2], или предполагают, что весь объем материалаковки находится в состоянии пластического течения [3], либо справедливы для условий максимального трения [4].

Заштамповка кольцедержателя в закрытом штампе является сложным нестационарным процессом пластического течения металла. В квазистационарной стадии процесса очаг деформации целесообразно рассматривать состоящим из трех зон (см. рисунок 1). Зоны I и III, примыкающие соответственно к пуансону и кольцедержателю, охватывают объемы металла заготовки, находящиеся в условиях пластического течения. Средняя часть по высоте головки поршня (зона II) не деформируется на заключительной стадии процесса штамповки, а перемещается как "жесткая" зона.

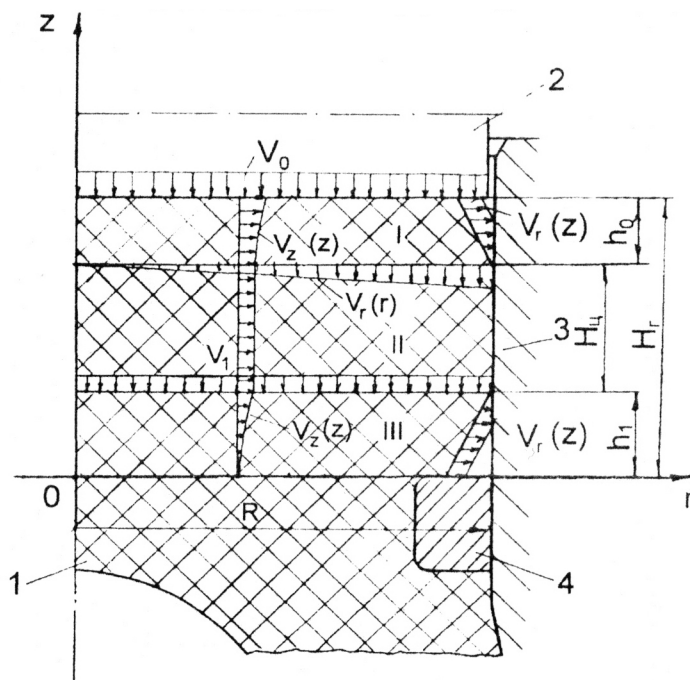


Рисунок 1 – Схема процесса и поля скоростей перемещений частиц металла при заштамповке кольцедержателя биметаллического поршня:

1 – поршень; 2 – пуансон; 3 – матрица; 4 – кольцедержатель

Исследование энергосиловых параметров процесса выполним в цилиндрической системе координат r, z, φ . Поле скоростей течения частиц металла заготовки в зоне I (см. рисунок) описывается следующими зависимостями:

$$V_{z1} = -V_0 \frac{z-H_y}{h_0+h_1}; \quad V_{\varphi1}=0; \quad V_{r1}=f(z)\frac{r}{R}. \quad (1)$$

Функцию $f(z)$ определим из уравнения неразрывности, которое в цилиндрической системе координат имеет вид:

$$\frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial V_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{V_r}{r} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0. \quad (2)$$

Подставив в (2) значения составляющих скоростей (1) и их производные, найдем выражение для функции $f(z)$:

$$f(z) = \frac{V_0 R}{2(h_0+h_1)}. \quad (3)$$

С учетом (3) радиальная компонента скорости течения металла в очаге деформации запишется в виде:

$$V_{r1} = \frac{V_0}{2} \frac{r}{(h_0+h_1)}. \quad (4)$$

Аналогично получаем выражения, описывающие скорости пластического течения металла в III зоне очага деформации:

$$V_{r3} = \frac{V_1}{2} \frac{r}{h_1}; \quad V_{\varphi3}=0; \quad V_{z3} = -V_1 \frac{z}{h_1}. \quad (5)$$

Изучая деформации делительной сетки, нанесенной на меридиональной плоскости составного образца, установили, что скорость осевого течения металла изменяется в I и III зонах от значения, равного скорости перемещения пуансона, до нуля в плоскости верхнего торца кольцедержателя. Отсутствие скручивания и перекосов делительной плоскости в процессе деформации позволяет заключить о равенстве нулю тангенциальной составляющей скоростей перемещений частиц металла в очаге пластического течения. Считаем также, что материал тронка поршня изотропен, идеально пластичен и имеет место совпадение направляющих тензоров напряжений и скоростей деформаций.

Выражения (1) и (3) удовлетворяют условию неразрывности (2). Несовпадение расчетных и экспериментальных значений составляющих перемещений частиц металла в очаге деформации не превышает 6...8%.

Для определения связи между прилагаемыми к деформируемой заготовке усилиями и ее формоизменением найдем скорости деформаций, используя дифференциальные соотношения их со скоростями течения в цилиндрических координатах:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{rr} &= \frac{\partial V_r}{\partial r}; & \varepsilon_{r\varphi} &= \frac{1}{r} \frac{\partial V_r}{\partial \varphi} + \frac{\partial V_\varphi}{\partial r} - \frac{V_\varphi}{r}; \\ \varepsilon_{\varphi\varphi} &= \frac{1}{r} \frac{\partial V_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{V_r}{r}; & \varepsilon_{\varphi z} &= \frac{\partial V_\varphi}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial V_z}{\partial \varphi}; \\ \varepsilon_{zz} &= \frac{\partial V_z}{\partial z}; & \varepsilon_{zr} &= \frac{\partial V_z}{\partial r} + \frac{\partial V_r}{\partial z}.\end{aligned}\quad (6)$$

Подставив в (6) значения скоростей перемещений частиц металла и их производных из (1) и (4), получим компоненты скоростей деформации для I зоны очага пластического течения металла:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{rr1} &= \frac{1}{2} \frac{V_0}{(h_0 + h_1)}; & \varepsilon_{r\varphi1} &= 0; \\ \varepsilon_{\varphi\varphi1} &= \frac{1}{2} \frac{V_0}{(h_0 + h_1)}; & \varepsilon_{\varphi z1} &= 0; \\ \varepsilon_{zz1} &= -\frac{V_0}{(h_0 + h_1)}; & \varepsilon_{zr1} &= 0.\end{aligned}\quad (7)$$

Выражения (5) позволяют найти зависимости для составляющих скоростей деформации в III зоне очага формообразования:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{rr3} &= \frac{V_1}{2h_1}; & \varepsilon_{r\varphi3} &= 0; \\ \varepsilon_{\varphi\varphi3} &= \frac{V_1}{2h_1}; & \varepsilon_{\varphi z3} &= 0; \\ \varepsilon_{zz3} &= -\frac{V_1}{h_1}; & \varepsilon_{zr3} &= 0.\end{aligned}\quad (8)$$

Зависимости (7) и (8) позволяют определить интенсивности скоростей деформаций в зонах I и III, отражающие характер взаимных смещений частиц металла при штамповке головки поршня:

$$\varepsilon_{i1} = \frac{V_0}{(h_0 + h_1)}; \quad \varepsilon_{i3} = \frac{V_1}{h_1}. \quad (9)$$

Для определения работы, затрачиваемой на перевод единичного объема металла заготовки из недеформированного состояния в деформированное, найдем функцию диссипации энергии:

$$E = \sigma_i \varepsilon_i. \quad (10)$$

Учитывая, что штамповка биметаллической заготовки поршня реализуется при ковочных температурах, справедливо условие пластичности Губера-Мизеса:

$$\sigma_i = \sigma_s = \text{const}. \quad (11)$$

После подстановки в (10) выражений входящих величин из (9) с учетом (11), получаем окончательный вид функций диссипации энергии в I и III зонах:

$$E_1 = \sigma_s \frac{V_0}{(h_0 + h_1)}; \quad E_3 = \sigma_s \frac{V_1}{h_1}. \quad (12)$$

Известные решения задачи о формообразовании поковок в закрытом штампе предусматривают применение инструмента с "жестким" дном [2-4]. В исследуемой схеме штамповки биметаллических поршней III зона очага деформации контактирует с объемом материала поковки, находящимся в условиях всестороннего неравномерного сжатия. В этой связи представляет интерес определение напряженного состояния металла в области верхнего торца кольцедержателя. С этой целью используем уравнение движения сплошной среды:

$$\rho \frac{dV}{dt} = \text{grad} \sigma + 2 \text{div}(\mu_i T_\varepsilon), \quad (13)$$

на основе которого при условии, что $\text{div} T \sigma = 0$ получены следующие выражения для градиента среднего напряжения σ :

$$\begin{aligned} -(\text{grad} \sigma)_r &= \mu_i (\Delta V)_r + \frac{2}{H_r} \frac{\partial \mu_i}{\partial r} \varepsilon_{rr} + \frac{1}{H_\varphi} \frac{\partial \mu_i}{\partial \varphi} \varepsilon_{r\varphi} + \frac{1}{H_z} \frac{\partial \mu_i}{\partial z} \varepsilon_{rz}; \\ -(\text{grad} \sigma)_\varphi &= \mu_i (\Delta V)_\varphi + \frac{1}{H_r} \frac{\partial \mu_i}{\partial r} \varepsilon_{\varphi r} + \frac{1}{H_\varphi} \frac{\partial \mu_i}{\partial \varphi} \varepsilon_{\varphi\varphi} + \frac{1}{H_z} \frac{\partial \mu_i}{\partial z} \varepsilon_{\varphi z}; \\ -(\text{grad} \sigma)_z &= \mu_i (\Delta V)_z + \frac{1}{H_r} \frac{\partial \mu_i}{\partial r} \varepsilon_{zr} + \frac{1}{H_\varphi} \frac{\partial \mu_i}{\partial \varphi} \varepsilon_{z\varphi} + \frac{1}{H_z} \frac{\partial \mu_i}{\partial z} \varepsilon_{zz}, \end{aligned} \quad (14)$$

где $(\Delta V)_r$, $(\Delta V)_\varphi$, $(\Delta V)_z$ – проекции вектора ΔV на оси криволинейных координат;

H_r, H_φ, H_z – коэффициенты Лямэ;

μ_i – коэффициент, определяемый по зависимости:

$$\mu_i = \frac{1}{3} \frac{\sigma_s}{\varepsilon_i}. \quad (15)$$

Среднее нормальное напряжение σ определяется также методом векторного анализа:

$$\begin{aligned} (\text{grad} \sigma)_r &= \frac{1}{H_r} \frac{\partial \sigma}{\partial r}; \\ (\text{grad} \sigma)_\varphi &= \frac{1}{H_\varphi} \frac{\partial \sigma}{\partial \varphi}; \\ (\text{grad} \sigma)_z &= \frac{1}{H_z} \frac{\partial \sigma}{\partial z}. \end{aligned} \quad (16)$$

Из (14) и (16) с учетом скоростей перемещения частиц металла в форме (1), (4) и (5) находим для цилиндрической системы координат:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma}{\partial r} &= -\mu_i \left(\frac{\partial^2 V_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} - \frac{V_r}{r^2} \right) - \frac{\partial \mu_i}{\partial z} \frac{\partial V_r}{\partial z}; \\ \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma}{\partial \varphi} &= 0; \end{aligned} \quad (17)$$

$$\frac{\partial \sigma}{\partial z} = -\mu_i \frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2} - \frac{\partial \mu_i}{\partial r} \frac{\partial V_r}{\partial z}.$$

Подставив в (17) выражения для скоростей течения металла и коэффициента μ_i , получаем для III зоны очага деформации:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial r} = 0; \quad \frac{\partial \sigma}{\partial \varphi} = 0; \quad \frac{\partial \sigma}{\partial z} = 0. \quad (18)$$

Эти выражения показывают, что среднее напряжение не зависит от координат и является в пределах данной зоны постоянной величиной.

Полный дифференциал среднего напряжения в принятой системе координат определяется из следующего уравнения:

$$d\sigma = \frac{\partial \sigma}{\partial r} dr + \frac{\partial \sigma}{\partial \varphi} d\varphi + \frac{\partial \sigma}{\partial z} dz. \quad (19)$$

Проинтегрировав (19), получаем:

$$\sigma = C. \quad (20)$$

Постоянную интегрирования определим из граничного условия, согласно которому при $r=R$, $r_r=0$. С этой целью воспользуемся уравнением связи радиальной составляющей напряжений со средним напряжением и радиальной скоростью деформации:

$$\sigma_{rr} = \sigma + 2\mu_i \varepsilon_{rr}. \quad (21)$$

Решением уравнения (21) является:

$$C = -\frac{\sigma_s}{3}. \quad (22)$$

Зависимость (22) позволяет определить давление металла на верхний торец кольцедержателя при высадке головки биметаллического поршня, воспользовавшись уравнением:

$$\sigma_{zz} = \sigma + 2\mu_i \varepsilon_{zz}. \quad (23)$$

Подставив в (23) выражения входящих величин, получим:

$$\sigma_{zz} = -\sigma_s. \quad (24)$$

Обратимся к определению работы внутренних сил в очаге деформации:

$$A_{вн} = \int \int \int_t E dV dt. \quad (25)$$

Если принять, что деформация осуществляется за единицу времени, то $\int_t dt = 1$, что позволяет записать (25) в форме:

$$A_{вн} = \int \int \int V E dV. \quad (26)$$

Введя в (26) функцию диссипации энергии из (12), запишем выражения для определения работы внутренних сил в зоне I:

$$A_{вн1} = \pi \sigma_s V_0 R^2, \quad (27)$$

и в зоне III:

$$A_{вн3} = \pi \sigma_s V_1 R^2, \quad (28)$$

где R – радиус высаживаемой головки поршня.

Работа сил контактного трения при перемещении головки поршня в процессе высадки описывается зависимостью:

$$A_{mp} = \iint_F V_1 f \sigma_s dF, \quad (29)$$

где f – коэффициент трения.

Проинтегрировав (29), получаем:

$$A_{mp} = \sigma_s V_1 \pi R^2 f [H_z - (h_0 + h_1)]. \quad (30)$$

Составляющие усилия деформации металла в I и III зонах, а также усилие проталкивания головки поковки в полости штампа, определим по формуле:

$$\Delta P = \frac{A_i}{V}, \quad (31)$$

где V – скорость осевого перемещения металла по зонам очага деформации.

Подставив в (31) выражения, описывающие работу внутренних сил из (27), (28) и сил трения (30), получим:

$$P_1 = \pi \sigma_s R^2; \quad (32)$$

$$P_{mp} = f \sigma_s \pi R^2 [H_z - (h_0 + h_1)]; \quad (33)$$

$$P_3 = \pi \sigma_s R^2. \quad (34)$$

Располагая компонентами усилия формообразования поковки, запишем обобщенное выражение, описывающее силовой режим деформирования:

$$P = \pi \sigma_s R^2 \{2 + f [H_z - (h_0 + h_1)]\}. \quad (35)$$

Экспериментальная проверка полученной зависимости силового режима деформирования от параметров штампуемой поковки осуществлялась в производственных условиях путем осциллографирования. Изготавливали биметаллические поршни двигателя 5Д70 диаметром 256 мм, массой 24 кг из сплава АК4, оснащенные кольцедержателем из жаропрочной стали 40Г18ЮЗФ, на гидравлическом прессе усилием 15 МН. Поршни энергоагрегата ЭА-8 получали на гидравлическом прессе модели П7640 усилием 10 МН. Заготовки перед штамповкой нагревали в электрических печах сопротивления. Температуру биметаллических заготовок контролировали переносной термопарой.

Сопоставление значений усилий штамповки, определенных по осциллограммам и рассчитанных по формуле (35), подтверждает их хорошую сходимость. Расхождение результатов не превышает 8... 12%.

Выводы: 1. Выполненное исследование процесса штамповки биметаллических поршней со стальными кольцедержателями позволило получить простые, удобные для инженерных расчетов формулы, хорошо согласующиеся с экспериментальными данными.

2. Производственная проверка полученных зависимостей, описывающих силовые параметры процесса штамповки, подтверждает их достоверность и возможность широкого использования при разработке новых технологических процессов штамповки биметаллических поршней ДВС.

Список литературы: 1. Лобанов В.К., Любченко А.П., Босин Е.Е. и др. Биметаллические штампованные поршни для форсированных ДВС// Механіка та машинобудування. - 2001. - № 1,2 - с. 274- 277. 2. Живов Л.И. К вопросу об определении усилий закрытой штамповки. - В сб.: Машины и технология обработки металлов давлением. МВТУ. - М.: Машгиз, 1953, с. 75-86. 3. Тарновский И.Я., Поздеев А.А., Гонаго О.А. и др. Теория обработки металлов давлением (вариационные методы расчета усилий и деформации). - М.: Металлургиздат, 1963, 672 с. 4. Журавлев А.З. Основы теории штамповки в закрытых штампах. - М.: Машиностроение, 1973, 221с.

Поступила в редколлегию 08.09.2010

УДК 620.22: 66.067.124

Э. С. ГЕВОРКЯН, докт. техн. наук, доц. УкрГАЗТ, г. Харьков
Ю. Г. ГУЦАЛЕНКО, ст. науч. сотр., НТУ «ХПИ», г. Харьков

НЕКОТОРЫЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ И ОСОБЕННОСТИ МЕХАНИЗМА СПЕКАНИЯ НАНОПОРОШКОВ ОКСИДА АЛЮМИНИЯ ПРИ ГОРЯЧЕМ ПРЕССОВАНИИ С ЭЛЕКТРОНАГРЕВОМ ПРЯМЫМ ТОКОПОДВОДОМ

Розглянуто проблему горячего пресування нанопорошків з оксиду алюмінію із отриманням тонкодисперсної високощільної структури у кінцевому продукті. Визначено механізм консолідації нанопорошків з неструмопровідного матеріалу під комбінованою дією прямого електронагріву і пресування. Виділено роль ковзних іскряних розрядів на межі діелектричних часток нанопорошку в очищенні їх поверхонь, зменшуванні розмірів пор та ущільненні в процесі консолідації.

Рассмотрена проблема горячего прессования нанопорошков из оксида алюминия с получением тонкодисперсной высокоплотной структуры в конечном продукте. Определен механизм консолидации нанопорошков из нетокопроводного материала под комбинированным действием прямого электронагрева и прессования. Выделена роль скользящих искровых разрядов на границе диэлектрических частиц нанопорошка в очистке их поверхностей, уменьшении размеров пор и уплотнении в процессе консолидации.

Введение и постановка задачи. Вопросы плотной консолидации нанопорошков, в особенности тугоплавких керамических материалов инструментального назначения, продолжают привлекать внимание исследователей прежде всего с позиций обеспечения тонкодисперсных структур в полученных керамиках, определяющих их физико-механические свойства, эксплуатационную надежность и стойкость готовых изделий.

Для получения наноструктурных материалов из тугоплавких соединений, в том числе нетокопроводных, в последнее время расширяется практика использования техники и технологий FAST-метода спекания электрически активированным внешним полем (Field Activated Sintering Technic [1]), а также примененного и развиваемого нами SPS-метода прямого электронагрева (Spark Plasma Sintering [2]).

С нашей точки зрения это объясняется в основном следующим. Во-первых, возможностью быстрого нагрева пресс-формы до высоких температур, из чего следуют не только прямые скоростные преимущества, но и сравнительное сдерживание обычно интенсивного роста зерен исходного порошка, способствующее